

ESTUDIO DEL EFECTO DE ENTALLA EN PROBETAS DE FUNDICIÓN GRIS SOMETIDAS A FLEXIÓN

D.A. Cendón^{1*} y M. Elices¹

¹ ETSI de Caminos, Canales y Puertos, Universidad Politécnica de Madrid.

c/ Profesor Aranguren s/n, 28040, Madrid, España.

* Correo-e: dcendon@mater.upm.es

RESUMEN

En este trabajo se presentan los resultados de una campaña experimental realizada con el fin de estudiar las cargas de rotura en elementos entallados de fundición gris frágil. Para ello se ensayaron probetas de flexión en tres puntos con entalla en U y radios en la punta de entalla de entre 0,15 y 0,60 mm. Posteriormente, los ensayos fueron simulados mediante el modelo de fisura cohesiva, empleando para ello elementos de intercara en el plano de fisura y un modelo de material elastoplástico en el continuo. Los resultados de las simulaciones, en buena concordancia con los resultados experimentales, muestran cómo el débil efecto de entalla está motivado por el comportamiento cohesivo de la fundición gris.

ABSTRACT

This document presents the results of an experimental campaign aimed at studying the critical loads of grey cast iron notched specimens. To this end, three-point-bending U-notched specimens were tested with notch tip radii ranging from 0.15 to 0.60mm. The experimental results were modeled by means of the cohesive crack model, using interface elements in the fracture plane, and an elasto-plastic material model in the continuum. The numerical predictions, in good agreement with the experimental results, show how the cohesive nature of the grey cast iron is responsible for the weak notch effect exhibited by these specimens.

PALABRAS CLAVE: Notched specimens, cohesive crack model, grey cast iron.

INTRODUCCIÓN

El análisis de la carga de rotura de sólidos entallados frente a distintos tipos de solicitaciones es una tarea compleja que ha suscitado el interés de numerosos investigadores durante los últimos años. Frente a la concentración de tensiones motivada por fisuras teóricas (con radio en la punta del defecto teóricamente nulo), las entallas romas inducen una concentración de tensiones que oscila entre los límites dados por la resistencia de materiales (radio de defecto infinito) y por la mecánica de la fractura (radio de defecto nulo).

Para analizar el comportamiento en fractura de sólidos en presencia de entallas se han propuesto diferentes aproximaciones, entre las que cabe destacar aquellas basadas en factores de intensidad de tensiones [1], la teoría de las distancias críticas [2], la densidad de energía crítica [3] o el modelo de fisura cohesiva [4]. Todas estas aproximaciones han demostrado ser capaces de proporcionar buenas predicciones de carga de rotura para materiales frágiles con un comportamiento próximo al elástico y lineal. Sin embargo, su aplicación a materiales con comportamiento distinto del elástico y lineal no está clara, entre otros motivos, porque generalmente la obtención de los parámetros de material que alimentan la mayoría de estas aproximaciones se

basan en suponer un comportamiento elástico y lineal en el material.

En este sentido, el modelo de fisura cohesiva presenta notables ventajas, dado que su formulación teórica no se restringe al comportamiento elástico y lineal, sino que contempla cualquier tipo de comportamiento del material fuera de la zona en proceso de fractura. No obstante, en la mayoría de las ocasiones el modelo se ha aplicado asumiendo comportamiento elástico y lineal fuera de la fisura, siendo su aplicación a otros materiales una de las tareas pendientes de esta aproximación [5]. Además, a pesar de sus ventajas, existen aspectos relacionados con la aplicación del modelo de fisura cohesiva a la fractura de sólidos entallados sobre los que aún debe profundizarse, tales como la influencia de la triaxialidad sobre los parámetros que alimentan el modelo [6, 7] o la determinación de la forma de la curva de ablandamiento [8], la cual tiene un papel fundamental en las cargas de rotura que se obtienen con este modelo.

El presente trabajo tiene un doble propósito. Por un lado, proporcionar resultados experimentales sobre el efecto de entalla en un material frágil pero con un comportamiento marcadamente no lineal, como es la fundición gris perlítica. Por otro lado, estudiar la

aplicación del modelo de fisura cohesiva en combinación con un modelo de plasticidad metálica en el continuo. Para ello, en primer lugar, se muestran resultados de una campaña experimental sobre probetas de fundición gris, con entalla en U de distintos radios, ensayadas hasta rotura en modo I mediante flexión en tres puntos. A continuación se muestran los resultados numéricos obtenidos combinando el modelo de fisura cohesiva mediante elementos de intercara, con un modelo de plasticidad metálica en el continuo que, por tratarse de una fundición gris, tiene dependencia no sólo del desviador de tensiones, sino también de la presión hidrostática. Los resultados de las predicciones numéricas, en consonancia con los resultados experimentales, confirman el modelo de fisura cohesiva como una buena opción a la hora de predecir las cargas de rotura en materiales frágiles con comportamiento no lineal, como es el caso de la fundición gris.

MATERIAL Y PROBETAS

2.1. Material

El material empleado fue una fundición gris perlítica GG-25, según la denominación DIN 1691. Se trata de una fundición obtenida por colada continua, con una microestructura caracterizada por la presencia de lamelas de grafito. Esta presencia de grafito facilita el mecanizado del material, si bien también es el responsable de su fragilidad característica.

2.2. Probetas

Las probetas se mecanizaron por electroerosión a partir de barras de una misma colada, de 1m de longitud y 30mm de diámetro, suministradas por el fabricante. Se realizaron dos tipos de probetas distintas: probetas cilíndricas para ensayos de tracción simple y torsión y probetas de flexión con entalla en U central, y radio en la punta de entalla variable. La Fig. 1 muestra las dos geometrías de probeta empleadas, así como las características geométricas principales.

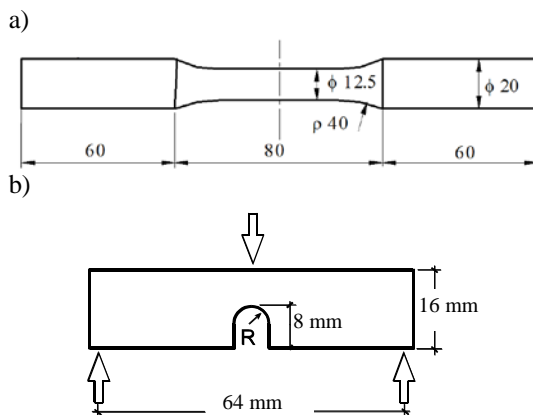


Figura 1. Geometría de probeta empleada, a) para los ensayos de tracción simple; b) para los ensayos de flexión en tres puntos.

Los radios nominales de entalla mecanizados en las probetas de flexión fueron de 0,15, 0,20, 0,30, 0,40 y 0,60 mm.

Se ensayaron un total de 3 probetas para cada una de las probetas de flexión con entalla en U, mientras que se ensayaron un total de 6 probetas en tracción simple.

2.3. Medida del radio de entalla

Una vez mecanizadas las probetas, se midieron los radios de entalla resultantes empleando para ello un microscopio óptico acoplado a un sistema de adquisición de imágenes digital. Las fotografías resultantes se analizaron mediante el programa de análisis de imágenes *ImageJ*, que permitió medir el radio de entalla interpolando una circunferencia en las zonas de la entalla identificadas con menor curvatura. La Tabla 1 muestra un resumen de los radios de punta de entalla medidos.

Tabla 1. Máximo y mínimo valor de los radios de punta de entalla medidos tras el mecanizado en las probetas de flexión en tres puntos.

Radio nominal	Radio máximo	Radio mínimo
0,15 mm	0,148 mm	0,176 mm
0,20 mm	0,206 mm	0,222 mm
0,30 mm	0,298 mm	0,335 mm
0,40 mm	0,407 mm	0,449 mm
0,60 mm	0,570 mm	0,618 mm

CAMPAÑA EXPERIMENTAL

3.1. Ensayos de tracción simple

Los ensayos de tracción simple se llevaron a cabo en una máquina servohidráulica *Suzpecar*, modelo *MEN 101/10*. Para obtener la deformación del material se utilizó un extensómetro resistivo longitudinal *Instron*, modelo *2620-602*, con una base extensométrica de 12,5mm. Los ensayos se realizaron con control de desplazamiento, aplicando una velocidad de desplazamiento constante, igual a 1,5 mm/min. De esta forma se obtuvo una velocidad de deformación medida en la base extensométrica de aproximadamente 0.00015 s^{-1} .

La Fig. 2 muestra las curvas tensión-deformación obtenidas para las seis probetas ensayadas.

Como puede apreciarse, se trata de un material con un comportamiento marcadamente no lineal desde los primeros estados de carga, siendo difícil hablar de módulo de elasticidad propiamente dicho. Otra característica del material es la elevada dispersión experimental, no sólo en los valores máximos de carga, sino incluso en la curva tensión-deformación desde niveles tensionales relativamente bajos.

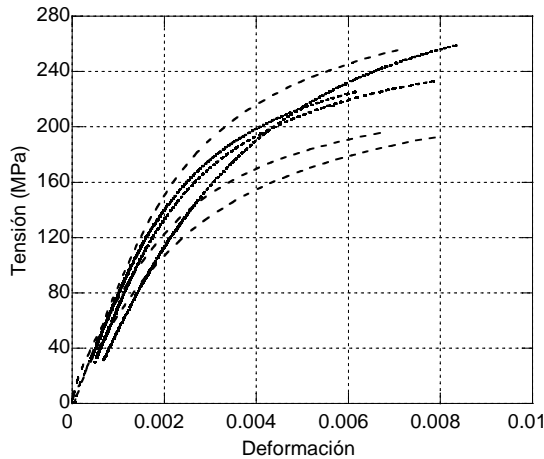


Figura 2. Comportamiento tensión-deformación obtenido en los ensayos de tracción simple.

De los seis ensayos anteriores, se obtuvo una resistencia a tracción promedio de 266,7 MPa.

3.2. Ensayos de flexión en tres puntos

Los ensayos de flexión en tres puntos se realizaron en una máquina servohidráulica *Instron*, modelo 1275, controlando el desplazamiento del punto de aplicación de carga, con una velocidad de ensayo de 0.5 mm/min. Durante los ensayos, además del desplazamiento del punto de aplicación de carga, también se midió la apertura de la boca de entalla, o CMOD, empleando para ello un extensómetro resistivo marca *Epsilon*, modelo MD2555, con una base de medida de 5 +7/-1 mm, y una precisión de 25 μ m. La Fig. 3 muestra una vista general del dispositivo de ensayo.

A pesar realizarse con control en desplazamiento del punto de aplicación de carga, los ensayos fueron bastante estables, siendo posible registrar la totalidad de la rama de descarga en la curva carga-desplazamiento. A modo de ejemplo, la Fig. 4 muestra los registros experimentales carga-desplazamiento obtenidos para los ensayos sobre probetas con radio nominal de entalla igual a 0,6 mm.

Como resumen de los resultados de los ensayos de flexión en tres puntos sobre probetas con entalla en U, la Fig. 5 muestra los resultados de carga máxima en función del radio en la punta de entalla.

De los resultados de la figuras, en primer lugar se aprecia una gran dispersión experimental, dispersión en gran medida lógica si se tiene en cuenta la gran variabilidad de propiedades mecánicas de este material (Figura 2). Con respecto al efecto de entalla, la Figura 5 muestra cómo, aunque hay una ligera tendencia de carga máxima creciente con el radio de entalla, se puede afirmar que el efecto de entalla es débil, dado que el nivel de carga máxima se mantiene prácticamente constante en torno a 2kN, independientemente del valor del radio en la punta de entalla.

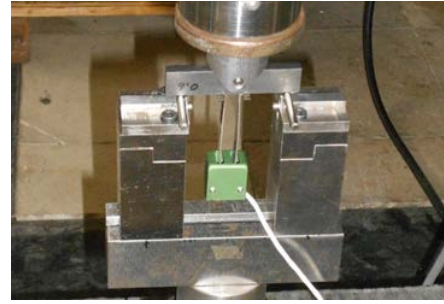


Figura 3. Dispositivo experimental empleado en los ensayos de flexión en tres puntos.

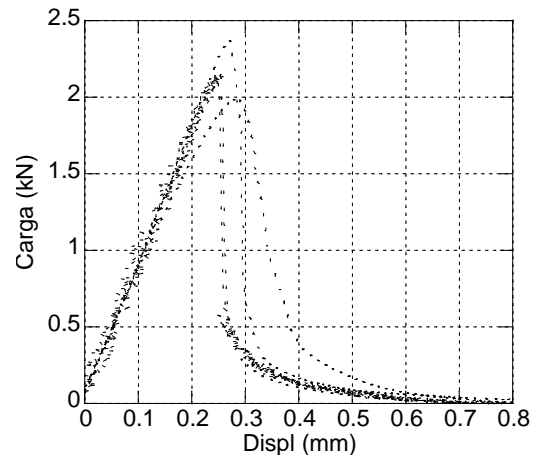


Figura 4. Curva carga-desplazamiento obtenida en las probetas de radio nominal de entalla igual a 0.6mm.

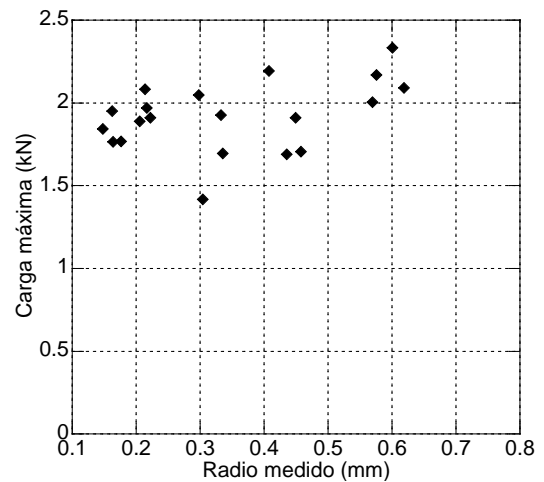


Figura 5. Carga máxima en función del radio de entalla medido.

SIMULACIONES NUMÉRICAS

4.1. Ecuaciones constitutivas

Para analizar el comportamiento de las probetas se ha utilizado el modelo de fisura cohesiva, en combinación con un modelo constitutivo con plasticidad de Von Mises dependiente de la presión en el continuo. La

elección de este modelo constitutivo se justifica por el hecho de que la fundición es un material con un comportamiento plástico muy dependiente de la triaxialidad del tensor de tensiones [9].

4.2. Modelo de fisura cohesiva

El modelo de fisura fue utilizado por primera vez por Barenblat [10] y Dugdale [11], si bien la formulación desarrollada por Hillerborg y sus colaboradores [12] generalizó su uso incluso para sólidos sin fisura previa. La idea fundamental del modelo de fisura cohesiva consiste en concentrar los mecanismos de fractura en una superficie (línea, en un problema bidimensional) de espesor teórico nulo, que una vez que se satisfacen ciertas condiciones, puede abrirse generando una discontinuidad en el medio continuo. Desde el punto de vista mecánico esta discontinuidad se comporta según una relación entre la abertura de la misma y la tensión transmitida, simulando de esta forma el degradado progresivo del material. Dicha relación se denomina *Curva de Ablandamiento* del material. La Fig. 6 representa de forma esquemática estos conceptos.

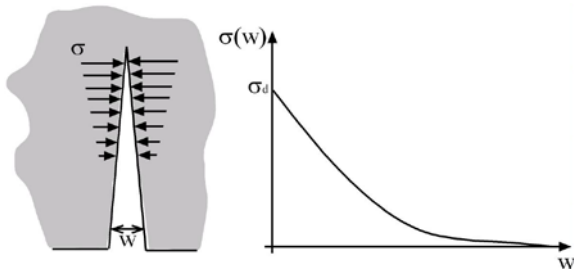


Figura 6. Esquemización del modelo de fisura cohesiva.

En la curva de ablandamiento, la máxima tensión σ_d , que corresponde a una abertura de fisura nula, se denomina tensión de decohesión. Por su parte, el área bajo la curva de ablandamiento, se corresponde con la energía necesaria para propagar una unidad de superficie de fisura, o sea, la energía específica de fractura, G_F . Generalmente la condición de inicio de fisura suele ser que la tensión principal máxima supere la tensión de decohesión [13].

4.3. Modelo constitutivo del continuo

Dado que la fundición es un material metálico altamente dependiente de la presión, para el continuo se ha utilizado un modelo constitutivo con plasticidad de Von Mises y endurecimiento por deformación dependiente de la presión. Dicha ecuación constitutiva puede escribirse como:

$$\sqrt{3J_2} = \sigma_{y1}(\tilde{\epsilon}_p) - \left(\frac{I_{1,1} - I_1}{I_{1,1} - I_{1,2}} \right) [\sigma_{y2}(\tilde{\epsilon}_p) - \sigma_{y1}(\tilde{\epsilon}_p)] \quad (1)$$

En la ecuación anterior, J_2 representa el segundo invariante del tensor desviador de tensiones, mientras

que I_1 es el primer invariante del tensor de tensiones. Para definir la ecuación, es necesario asimismo definir las curvas de endurecimiento por deformación del material para dos estados de presión hidrostática diferentes, 1 y 2. De esta forma, $\sigma_{yi}(\tilde{\epsilon}_p)$ representa la curva de endurecimiento por deformación para el material sometido a la presión hidrostática i , la cual a su vez está representada por el valor del primer invariante del tensor de tensiones en esas mismas condiciones de presión, $I_{1,i}$.

4.4. Parámetros de material empleados

Al igual que en trabajos previos [8], la tensión de decohesión, σ_d , para el modelo de fisura cohesiva, se determinó a partir de la resistencia a tracción medida en los ensayos de tracción simple, es decir, $\sigma_d = 266,7$ MPa. Con respecto a la energía de fractura, teniendo en cuenta el débil efecto de entalla registrado en los ensayos sobre probetas entalladas sometidas a flexión simple, se utilizó el área bajo la curva carga-desplazamiento medida en las probetas con menor radio de entalla (0.15mm), dividida entre el área de ligamento. Este procedimiento es similar al que se emplea para obtener la energía específica de fractura en materiales quasi-frágiles, tales como el hormigón, que debido a su comportamiento cohesivo en fractura, no presentan efecto de radio de entalla. Mediante este procedimiento, se obtuvo una energía de fractura de 6200 J/m^2 . Con respecto a la curva de ablandamiento, de acuerdo con trabajos previos sobre el modelo de fisura cohesiva aplicada a materiales metálicos [7], se empleó una curva de ablandamiento rectangular, resultando la función que se muestra en la Fig. 7.

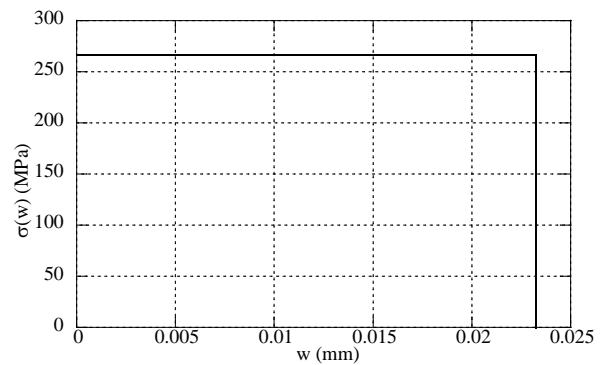


Figura 7. Curva de ablandamiento empleada en las simulaciones.

Con respecto al modelo constitutivo de continuo, de acuerdo con la ecuación (1), es necesario proporcionar la curva de endurecimiento por deformación para dos niveles de triaxialidad distintos. La primera curva se obtuvo a partir del promedio de los ensayos de tracción simple mostrados en la Fig. 2. Para obtener el endurecimiento por deformación con otro nivel de triaxialidad, se realizaron ensayos de torsión sobre probetas lisas. Los resultados de la curva de endurecimiento por deformación obtenidos en torsión se

muestran en la Fig. 8, junto con las curvas de endurecimiento por deformación obtenidas en tracción simple. Como puede apreciarse, ambas curvas resultan claramente diferenciadas.

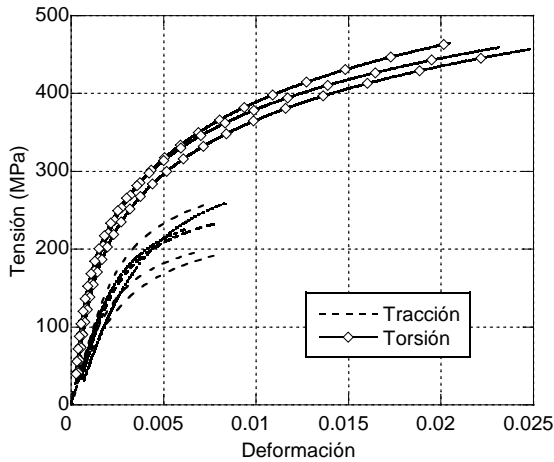


Figura 8. Curvas de comportamiento tensión equivalente-deformación equivalente obtenidas a tracción y a torsión.

A partir del comportamiento mostrado en las figura 8, se fijaron los siguientes parámetros para el comportamiento de la fundición:

$$I_{1,1} = 180 \text{ MPa}$$

$$\tilde{\epsilon}_p(\sigma_{y1}) = 8.2 \cdot 10^{-6} \sigma_{y1} + 1.758 (\sigma_{y1}/1000)^{6.2124}$$

$$I_{1,2} = 0 \text{ MPa}$$

$$\tilde{\epsilon}_p(\sigma_{y2}) = 1.23 \cdot 10^{-5} \sigma_{y2} + 51.584 (\sigma_{y2}/1000)^{6.3829}$$

Donde las tensiones σ_{y1} y σ_{y2} se obtuvieron mediante un ajuste por mínimos cuadrados a partir de las curvas experimentales mostradas en la Fig. 8.

4.5. Otras características de las simulaciones

Las simulaciones se realizaron con el programa comercial de elementos finitos LS-DYNA, imponiendo condiciones de deformación plana. Dada la simetría del problema, con el fin de reducir el tiempo de cálculo se simuló únicamente la mitad de las probetas. Para la simulación del continuo se emplearon elementos hexaédricos, utilizándose elementos de intercara en el plano de simetría, coincidente con el plano de fisura. La Fig. 9 muestra, a modo de ejemplo, una de las mallas empleadas en las simulaciones.

El tamaño máximo de los elementos en la zona de propagación de fisura se limitó teniendo en cuenta la longitud característica del material. Debido a la no linealidad del material, se empleó la siguiente expresión para la longitud característica:

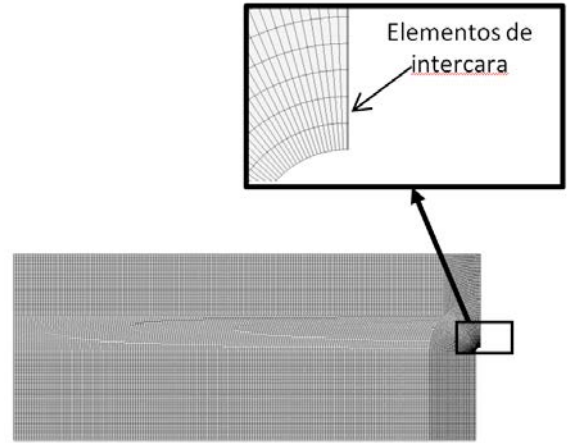


Figura 9. Malla empleada en una de las simulaciones (radio nominal de entalla).

$$l_{ch} = \frac{\left(\frac{d\sigma_y}{d\tilde{\epsilon}_p} \right) G_F}{\sigma_d^2} \quad (2)$$

Para la derivada de la curva de endurecimiento por deformación con respecto a la deformación plástica equivalente, $d\sigma_y/d\tilde{\epsilon}_p$, se empleó la curva medida en el ensayo de tracción, particularizada en el instante de rotura. De esta forma se obtuvo un valor medio de $d\sigma_y/d\tilde{\epsilon}_p = 8548 \text{ MPa}$, lo que implica una longitud característica de $l_{ch} = 0.75 \text{ mm}$. Por ello, la longitud máxima de los elementos fue de 0.1 mm , valor más de 7 veces inferior a la longitud característica.

RESULTADOS

La Fig. 10 muestra, a modo de ejemplo, la curva carga-desplazamiento obtenida en la simulación con el radio de entalla de 0.4 mm . Como puede apreciarse, el grado de acuerdo entre las simulaciones numéricas y los resultados experimentales es bastante bueno. Las oscilaciones que se aprecian en la curva correspondiente a la simulación numérica son debidas a la propagación de ondas elásticas en el material, que se recogen en la simulación debido al carácter explícito del programa de elementos finitos empleado, LS-DYNA.

Con respecto a las predicciones de carga máxima, la Fig. 11 muestra las cargas máximas obtenidas mediante las simulaciones numéricas frente a los resultados experimentales. De nuevo puede apreciarse cómo el grado de acuerdo es bueno.

Puede observarse cómo, además de conseguirse valores de carga máxima muy similares a los experimentales, la tendencia de carga máxima ligeramente creciente con el radio también es reproducida de forma adecuada.

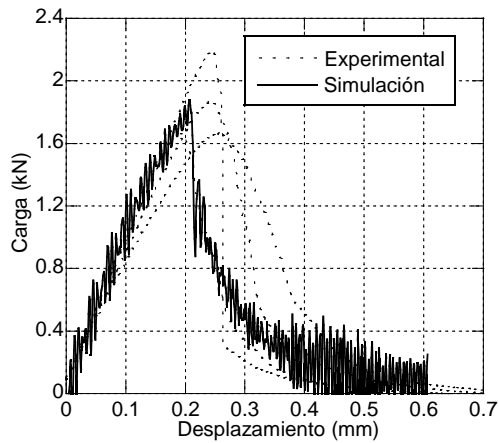


Figura 10. Curva carga-desplazamiento para el radio nominal de entalla de 0.6mm obtenida en la simulación numérica, frente a los resultados experimentales.

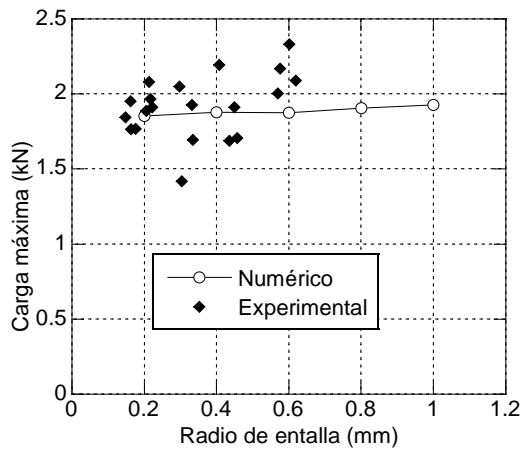


Figura 11. Valores de carga máxima predichos por las simulaciones numéricas frente a los experimentales.

CONCLUSIONES

Se ha presentado una campaña experimental sobre probetas de fundición gris frágil con entalla en U sometidas a flexión en tres puntos. Para estudiar la influencia del efecto de entalla, se mecanizaron radios en la punta de la misma desde 0,15 hasta 0,6 mm.

Los resultados muestran un débil efecto de entalla, con una carga máxima poco dependiente del radio de entalla, a pesar de tratarse de un material de rotura frágil desde un punto de vista macroscópico.

Para analizar los resultados se han realizado simulaciones numéricas por elementos finitos, empleando para ello un modelo constitutivo de plasticidad J_2 e influencia de la presión hidrostática, en combinación con el modelo de fisura cohesiva. Las predicciones numéricas muestran un buen grado de acuerdo con los resultados experimentales. La débil tendencia al aumento de la carga máxima con el radio de entalla es adecuadamente predicho por las simulaciones.

El carácter cohesivo del material parece estar detrás del comportamiento poco sensible al radio de entalla. A pesar de tratarse de un material frágil, la carga máxima está gobernada por las tensiones cohesivas y no por las tensiones en la punta de entalla.

REFERENCIAS

- [1] A. Seweryn. Brittle fracture criterion for structures with sharp notches. *Engng Fract Mech*, **47**, pp. 673-681, 1994.
- [2] D. Taylor. The theory of critical distances: a new perspective in fracture mechanics. Elsevier, 2007.
- [3] G.C. Sih, J.W. Ho. Sharp notch fracture strength characterized by critical energy density, *Theor Appl Fract Mech*, **16**, pp. 179-214, 1991.
- [4] F.J. Gómez, M. Elices and J. Planas. The cohesive crack concept: application to PMMA at -60°C *Engng Fract Mech*, **72**, pp. 1268-1285, 2005.
- [5] J. Planas, M. Elices, G.V. Guinea, F.J. Gómez, D.A. Cendón and I. Arbilla, Generalizations and specializations of cohesive of cohesive crack models, *Engng. Frac. Mech.* **70**, 1759-1776, 2003.
- [6] A. Cornec, I. Scheider and K.H. Schwalbe, On the practical application of the cohesive model, *Engng. Frac. Mech.* **70**, 1963-1987, 2003.
- [7] F.J. Gómez, M. Elices and A. Valiente, Fracture of a high strength steel containing U-notches, *In Proceedings of ECF13*. 2000.
- [8] D.A. Cendón, A.R. Torabi and M. Elices, Fracture assessment of graphite V- and U- notched specimens by using the cohesive crack model. *Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures*. En imprenta, 2015.
- [9] H. Altenbach, G.B. Stoychev, K.N. Tushtev, On elastoplastic deformation of grey cast iron, *Int. J. of Plasticity*, **17**, 719-736, 2001.
- [10] Barenblat, G.I. (1962), Advanced Applied Mechanics. **7**, 55.
- [11] D.S. Dugdale, Yielding of steel sheets containing slits. *J. Mech. Phys. Solids*, **8**, 100, 1960.
- [12] A. H. Hillerborg, M. Modéer and P. E. Petersson, Analysis of crack formation and crack growth in concrete by means of fracture mechanics and finite elements, *Cement and Concrete Res.* **6**, 773, 1976.
- [13] Bazant, Z.P. y Planas, J. Fracture and size effect in concrete and other quasibrittle materials. CRC Press, 1998.